

用過核燃料深層地下處置場之震後開裂影響分析

張瑞宏* 黃偉慶 廖久智 盧建宏 鄭博昇

摘 要 高放射性用過核燃料所產生之長期衰變熱會對生物圈造成極大衝擊，目前國際上多傾向以深層地質處置作為最終處置之方式。處置過程中，極可能因為地震或地層變動等不可預期之因素，在天然障壁中產生大形裂縫，由此伴隨的災損效應將會加速障壁之劣化。本研究依據我國深層地質處置的初步設計概念，針對天然障壁系統長期之熱-水力-力學耦合效應，利用依序耦合分析方法，考慮不同的裂縫尺寸，針對其可能引致之熱應力與地下水影響進行評估。

關鍵詞：用過核燃料、深層地質處置場、大形裂縫、熱-水力-變形耦合效應。

Impact Analysis of Earthquake-Induced Cracks in Deep Geological Repositories for Nuclear Waste Fuel

Jui-Hung Chang* Wei-Hsing Huang Jou-Jih Liao Jen-Hung Lu Bo-Sheng Jeng

ABSTRACT Based on the concept of deep geologic repositories, high-level radioactive waste will be stored in deep deposition holes away from the ground surface. The heat generated by the waste will induce both significant stress increments and ground water seepage in a multiple geologic barrier system. The long-term ability of a barrier system is significantly impacted by coupling between the thermal, hydrological, and mechanical processes. The stability of a system may also depend particularly upon unanticipated factors such as the development of post-earthquake macrocracks. Therefore, this study investigates the three-dimensional transient and long term thermo-hydro-mechanical behavior of a barrier system. The results can be used for future reference in practical engineering design.

Key Words : Spent nuclear fuel, deep geologic repositories, macrocracks, THM coupling effect.

一、前 言

目前全世界尚無商業運轉之「用過核燃料」（或稱為「高放射性廢棄物」）最終處置場，只有瑞典、美國、加拿大等少數國家在地下實驗室進行試驗。一般而言，世界各國的處置場設計概念大致相同。根據我國「深層地質處置」(deep geological disposal) 的初步設計概念 (核能研究所，2002)，核能電廠產生的用過核燃料之最終處置係將用過之放射性燃料經固化後置入廢料罐製成廢料包件，再安置在地下 500m 至 1000m 深的穩定地窖中，並在廢料罐周圍填入緩衝材料與回填材料，組合成為處置區「近場」(near-field)；再加上周圍的處置母岩 (一般稱為「天然障壁」(far-field))，整體形成複雜幾何情況的「多重障壁系統」(圖 1)，使能夠有效地遲滯放射性核種的外釋與遷移。在處置場的運作期間，用過核燃料所產生的衰變熱與地下水的入侵是造成障壁系統劣化損壞的主要原因；此外，在處置過程中，亦極可能因為地震及地層變動等不可預期之因素，在處置場之障壁系統中形成大形裂縫，其伴隨發生的災損效應

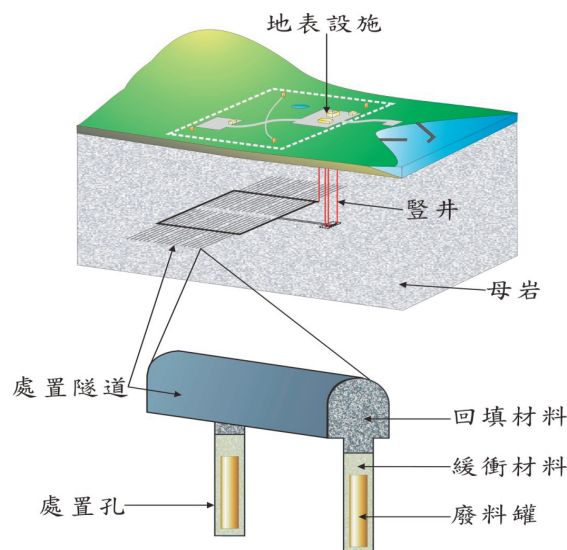


圖 1 地下處置概念示意圖 (Institute of Nuclear Energy Research, 2002)

Fig.1 Schematic diagram of deep geologic repositories

將會加速障壁之劣化。由於處置場在開始運作之後，需長時間維持其安全性，因此在規劃施工前必須針對上述各項變因，就其可能引致之災損效應進行評估。

用過核燃料之衰變熱會使得處置場溫度急劇升高，除了形成高度熱應變之外，更會因為地下水入侵，導致處置場產生熱 (thermal)-水力 (hydraulic)-力學 (mechanical) 的耦合作用 (即 THM 效應)。整體而言，處置場熱量傳遞、孔隙水流、及力學承載行為涵蓋的相關參數十分繁雜，包括衰變熱、衰變函數、以及多重障壁系統中各成份之熱、水力、力學三方面相互耦合之材料特性。基於上述處置場複雜的幾何情況及耦合效應，在分析中需力求模擬處置現場之實際狀況，並配合使用數值運算方法，方能確切預估其溫度、水力、及力學變數之分佈場。

由於處置場的 THM 耦合效應對於障壁系統之劣化及破壞機制有直接的影響，為考慮工程的安全及穩定性，對於處置運作中長期間三者耦合之行為必須有詳細的評估。目前對於處置場問題之研究，主要以數值分析及地下實驗室試驗為主 (Cameron, 1982; KBS, 1983; SKB, 1991; KBS, 1999; JNC, 2000)。在數值分析方面，相關的研究多著重於處置區近場行為之探討，研究重點在於實際現場狀況之模擬與各類型參數之驗證評估；早期由於電腦效能的限制，一般多侷限於單一廢料處置孔之問題 (例如 Loken et al., 1984; Wurm et al., 1985; Borgesson et al., 1999)，近期則已逐漸擴展至多處置孔之情況 (例如 Hakami et al., 2000; Stephansson et al., 2004; Rutqvist et al., 2004; Lee et al., 2004; Borgesson et al., 2006; Cleall et al., 2006, etc.)。另一方面，在多重障壁系統全域分析的部份，文獻中的研究成果相對較少 (Selvadurai et al., 1997; Tiren et al., 1999; Hokmark et al., 2005)，且研究中所使用的材料模型多是由特定場址之材料行為建構而成，並不完全適用於其他場址。整體而言，不論是近場或其周圍之天然障壁，在模擬上必須採用三維之暫態模式，同時在材料及數值模型的建立上，亦需要審慎的處理，始能獲得較符合實際狀況的分析結果。

由於我國位於敏感之地震帶上，極可能由於地震或地層變動等因素在障壁系統中形成裂縫，因而降低障壁系統之隔離成效，對於深層處置場之處置區近場及天然障壁均會產生顯著的影響。如前所述，目前文獻中多著重於近場內部裂縫之評估，至於在天然障壁中的大形裂縫，其效應則仍有待進一步的評估與觀察。由於天然障壁是防止核種遷移的最主要屏障，處置母岩的適用性亦為處置場選址之首要條件，因此應考量我國現有之情況，加強天然障壁設施震後災損的相關研究，以確保處置場之安全。

本研究依據我國深層地質處置的初步設計概念，考慮用過核燃料處置場之多重障壁系統，針對中長期 THM 耦合效應，進行三維有限元素之暫態分析，預估此耦合行為隨著時間之變化，以觀察衰變熱引發之水力及力學行為對處置場周圍的影響。研究中以天然障壁中之裂縫作為主要分析變因，考慮多組不同之幾何尺寸，觀察其對處置場之多重障壁系統溫度、孔隙水壓增量、孔隙水流、及有效應力增量的影響，並就其可能之災損影響效應進行評估，研究成果可提供未來處置場設計參考，期能確保處置環境之長期穩定及安全。

二、深層地質處置設計概念

深層地質處置場之地下設施依各國天然環境與設計有所不同，依據我國核能研究所提出之處置場設施配置之初步構想 (核能研究所，2002)，係將地表設施置於地下設施之正上方，而之間通連設施為豎井，地表設施包括行政中心、資訊站、醫療中心、人員物資出入口、通風站、廢料桶運送站以及緩衝材料和回填土的準備工廠和貯存場 (圖 1)。地下設施處於地表以下深度 D ($=500\text{m}\sim 1000\text{m}$) 處，處置區近場全長 L ($=700\text{m}\sim 2000\text{m}$)、寬 W ($=500\text{m}\sim 2000\text{m}$)、高 20m ；近場周圍的處置母岩則形成天然障壁 (圖 2)。

由於用過核燃料在衰變過程中會伴隨產生大量的衰變熱，使得處置區的溫度上升，若無法有效使熱能往外傳遞，則近場障壁材料可能在長時間高溫作用下變質，喪失其回脹潛能 (KBS, 1983)；此外，當處置區之溫度超過 100°C 時，地下水即轉換為水蒸氣相，而易於穿透障壁系統，不利於障壁之阻隔功能。基於安全之要求，目前我國採用「冷處置場標準」，限制處置區之設計溫度不超過水沸點 100°C (KBS, 1983; SKB, 1991)。

三、THM 耦合分析理論

處置區之衰變熱除了產生溫度變化之外，也會造成多重障壁系統內部孔隙水壓及有效應力的改變，且溫度場、水力變數場、及有效應力三者之間會耦合影響，其分析理論分別說明如下。

1. 熱傳導分析

介質內部之熱量傳遞係經由熱傳導及熱對流兩種方式進行，其中熱傳導藉著靜止物體內部粒子間的活化交互作用傳遞熱量，而熱對流則是直接經由粒子的運動傳遞熱能。在本文所考慮之處置場的多重障壁系統中，除了地下水的流動外，其餘各介質均可視為靜止；同時，根據相關研究 (Hakami et al., 2000; Selvadurai et al., 1997) 結果顯示，在處置場的障壁系統中，由地下水流引致的熱對流效應可以忽略，亦即，其熱量傳遞行為主要由熱傳導現象所控制。

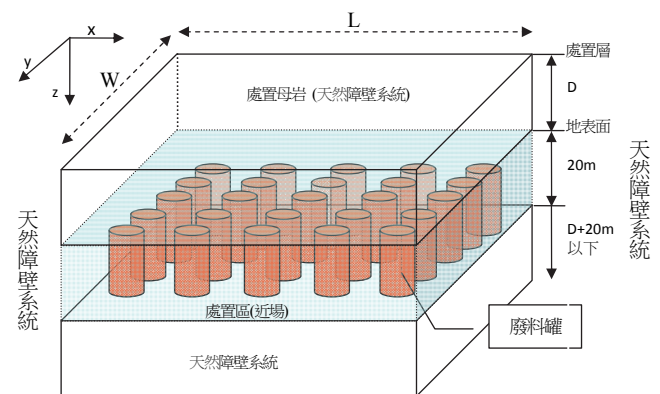


圖 2 處置場配置示意圖

Fig.2 Schematic diagram of the deposition area

熱傳導現象係考慮一介質，其內部含有熱源，並存在溫度梯度；依據傅立葉定律 (Fourier's law) 與能量守恆原理，其溫度分佈場 $\phi(x,y,z)$ 滿足下列擴散方程式

$$\nabla \cdot (k \nabla \phi) + Q = \rho C_p \frac{\partial \phi}{\partial t} \quad (1)$$

其中 k 為介質的熱傳導係數、 Q 為每單位體積熱源的能量生成率、 ρ 為介質密度、 C_p 為介質的比熱、 t 為時間、 (x,y,z) 為三維位置向量之座標分量。

在進行處置場的熱傳導分析時，為了配合我國核廢料處置場所選用之相關材料，需要考慮下列的特定材料行為，

- (1) 衰變熱 (Q)：核廢料所產生的衰變熱對於溫度場之影響很大。本研究針對台灣核電廠使用之核燃料，在置入處置區時單一核廢料罐之初始衰變熱為 815W(台電公司, 2010)。
- (2) 衰變函數：核廢料置放後初期的十年內，熱效應十分明顯；隨後之 10~100 年間則逐漸退減；至 1000 年之後因為 $^{137}\text{Cs}^{90}\text{S}$ 已衰變殆盡，可視為已無影響。圖 3 為我國核電廠使用核燃料之衰變歷時曲線 (蔡世欽, 2001)，圖中顯示其衰變過程可分為兩個階段，二者約以 100 年作為分隔。此衰變熱隨著時間變化的強度 Q 可以用式 (2) 來描述：

$$Q = Q_0 (\alpha_1 e^{-\alpha_2 t} + (1 - \alpha_1) e^{-\alpha_3 t}) \quad (2)$$

其中 Q_0 為置入處置設施之起始熱強度、 α_1 為無因次參數、 α_2 及 α_3 分別代表衰變熱變化兩個階段之影響參數，在此採行 $\alpha_1 = 0.696$ 、 $\alpha_2 = 0.02$ 、 $\alpha_3 = 0.0013$ 、及 $Q_0 = 815\text{W}$ (單一廢料罐)。上式顯示，在置放後的前十年內，衰變行為以第一組函數 $e^{-\alpha_2 t}$ 之變化為主，其影響之比例隨著時間而降低，直至 100 年之後，則完全以第二組函數 $e^{-\alpha_3 t}$ 之影響為主。此外，經過觀察比對之後發現，此衰變函數與瑞典 SKB 所採行函數之數據 (Borgesson et al., 1999; Rutqvist et al., 2004) 十分接近。

- (3) 材料特性：天然障壁之熱傳導材料性質包括熱傳導係數 k (W/m-K)、密度 ρ (kg/m³)、比熱 C_p (J/kg-K) 等。

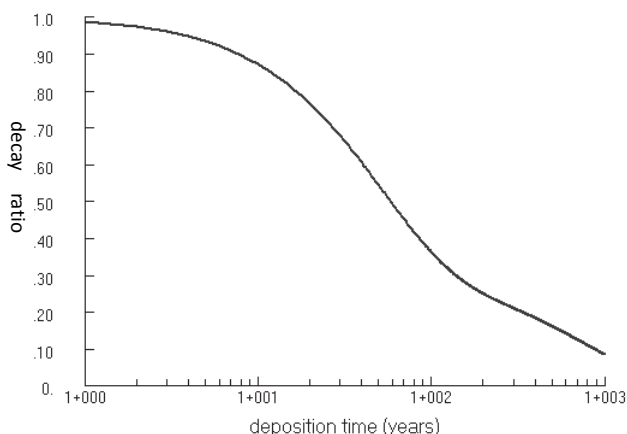


圖 3 核燃料之衰變函數曲線 (Tsai, S.C., 2001)

Fig.3 Decay function of the spent nuclear fuel

2. 有效應力及孔隙水壓分析

處置場多重障壁系統為多孔介質材料，在水力-應力場之耦合計算上，須考慮孔隙水壓、及有效應力兩組變量。在此兩組變量之交相互作用效應下，計算熱載重作用所造成的水力-應力耦合行為。

多孔介質材料係由空氣、水、與土粒三相系所組成。在此三相系中，土粒為幾乎不可壓縮的固體，可承受靜態剪應力；水亦為不可壓縮體，但無法承受剪力作用；空氣為壓縮體，亦無法承受剪力作用。在討論整體材料之壓縮性與受行為時，必須針對各不同相系對土體所產生之應力進行計算，亦即，土粒之有效應力將由總應力、孔隙空氣壓力、與孔隙水壓力來決定。在本研究所考慮之處置場中，空氣的壓力小到可忽略不計，因此土粒之有效應力 σ^e 僅與總應力 σ 與孔隙水壓力 u_w 相關，可表示為

$$\sigma^e = \sigma + \chi u_w \mathbf{I} \quad (3)$$

其中 χ 為介質飽和度。

在孔隙水壓及孔隙水流部分，其行為是由達西定律所描述。達西定律說明在材料組成不變之條件下，穿過介質單位面積的孔隙水體積流量向量 \tilde{q}_w 和孔隙水壓梯度成比例關係

$$\tilde{q}_w = -\rho_w k_w \nabla \left(\frac{u_w}{\rho_w g} + z \right) \quad (4)$$

其中 k_w 為滲透係數 (m/s)、 ρ_w 為孔隙水之密度、 g 為重力加速度。

多孔介質材料在力平衡狀態下，其總應力分佈場 $\sigma(x,y,z)$ 滿足下列控制方程式

$$\nabla \cdot \sigma = \chi \mu \rho_w \tilde{g} + \tilde{f} \quad (5)$$

其中 μ 為孔隙率、 $\chi \mu \rho_w \tilde{g}$ 為孔隙水之重量向量、 \tilde{f} 為其他載重所引發之體積力向量。

在進行多重障壁系統之有效應力計算時，除了上述的材料特性之外，尚需要彈性模數 E 、波松比 ν 、凝聚力 C 及摩擦角 ϕ (莫耳-庫倫準則)、多孔體積模數 B 等力學及水力材料性質。

3. THM 耦合分析

對於本研究所考慮的處置場問題而言，包括處置區近場與天然障壁，其溫度場與水力-應力場之交互作用並不顯著，亦即，處置場在承受高溫作用下產生水力-應力變化，但水力-應力變化則幾乎不影響溫度之分佈，在此情況下，可採用「依序耦合 THM 分析」(sequentially coupled thermal-hydraulic-mechanical analysis (Borgesson et al., 1999)) 作為分析之方式。

依上述方式，本問題可將溫度場和水力-應力場分開計算。研究中先進行熱傳導分析，求得溫度場後，處置場內的總應變場 ϵ 可表示為以下之組合

$$\epsilon = \epsilon^s + \alpha(\phi - \phi_0) \delta \quad (6)$$

上式中， ϵ^s 為相應於受力狀態之應變場，在代入各材料之組成關係後，即可將 ϵ^s 表示為應力場之函數；而 $\alpha(\phi-\phi_0)\delta$ 則是由溫度變化（可視為熱載重）所引致之熱應變，其中 α 為熱膨脹係數、 ϕ_0 為各位置未變形狀態下之參考溫度、為 Kronecker delta 張量。以此總應變場可依序進行力學承載分析，計算孔隙水壓增量及有效應力分佈場。

在此計算中須建構熱傳導及水力-應力兩組數值模型，且溫度場各位置之溫度須完整並正確地對應至水力-應力模型上，方能確切模擬出溫度場所造成之熱載重。此外，因外載重（溫度場）係隨時間而改變，故所得之孔隙水壓增量及有效應力場也會隨著時間而改變。

在進行多重障壁系統之 THM 耦合計算時，除了上述熱傳導與水力-應力分析各自所需之材料性質之外，尚需要處置母岩及其他相關材料。

四、數值模型驗證

為驗證前述依序耦合 THM 分析方法的適用性，本節將本研究之計算結果與文獻中之分析結果進行比較驗證，以確認本研究採用方法的適用性。本研究之數值計算均以有限元素程式 ABAQUS 進行。

在以下之驗證計算中，考慮加拿大 AECL 的多重障壁系統分析案例 (Selvadurai et al., 1997)。此案例假設處置區在 y-方向無限延伸，且垂直 y-方向各斷面之幾何及熱源狀況皆相同，因此在 Selvadurai et al. (1997) 中即利用此假設建立一平面應變數值模型，並使用二維有限元素程式 FRACON 進行數值計算，其有限元素模型網格及相關之幾何配置示於圖 4。同時，由於假設處置區具對稱性，故取其右半部進行分析。材料種類包括母岩與斷層區。模型尺寸水平距離為 4000m、垂直距離為 3000m。其中處置區（熱源）位於地表面下方 1000m 處，水平寬度 1000m、垂直高度 20m；裂縫（斷層區）位於處置區邊緣以外 100m 處，水平厚度 20m、垂直距離為地表面向下延伸 300m，二分析參考點分別位於處置區中心及裂縫下方 700m 處，如圖 4 所示。用過核燃料之初始單位面積熱源為 10.4W/m²，不考慮地溫梯度之影響，且將整個處置場初始溫度與對稱面以外之邊界溫度皆定為 0°C；處置區之材料性質設定為與母岩相同，裂縫區由於承受剪應力之能力較低，故使用具正交性質之材料進行模擬。

本研究針對以上之平面應變問題，依照前述之依序耦合 THM 方法進行分析。表 1 中分別列示本研究與 Selvadurai et al., 1997 之計算結果，其中包括溫度、孔隙水壓增量 u_w 、以及垂直有效應力分量 σ_{zz} （於各不同時間）在二參考點位置上之結果；經由比較顯示，二組計算之結果極為相近，本研究計算方法之適用性在此情形下得到驗證。此外，由於在 Selvadurai et al., 1997 中並未完整列出所有使用之材料參數值，因此本計算之部分參數（如熱源衰變函數）係以本國文獻（台電公司，2010、蔡世欽，2001）提供之數據替代，嚴格來說，此二問題並不完全相同；然而，本研究計算所得之結果與 Selvadurai et al., 1997 仍十分相近，其中最大差值低於 7%，顯示二者所描述之性質十分類似。

由於在實際情形下，近場及天然障壁系統之幾何及載重配置均屬三維型態，以上之平面應變模型與實際情形並不相符，因此三維模型的暫態分析在本問題確有必要。

五、裂縫影響分析（熱傳導）

用過核燃料最終處置目前在我國仍處於初步規劃階段，對於現階段未知參數的選擇，宜考慮國內的狀況，並採取較為保守的分析結果，方能提供具有指標意義的評估準則；在此依據台電公司提出潛在處置場址之初步規劃概念（台電公司，2010）建立障壁系統之幾何與材料模型，並進一步設定裂縫之相關參數，以進行災損效應影響分析。

首先，處置區（熱源）之幾何配置說明如下，地下設施處於地表以下深 $D=500\text{m}$ 處，處置區近場全長 $L=700\text{m}$ 、寬

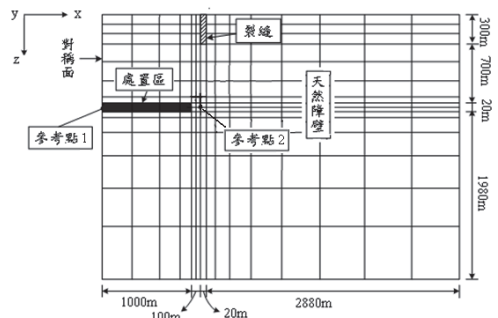


圖 4 有限元素網格之幾何配置示意圖（平面應變模型 Selvadurai et al., 1997）

Fig.4 Finite element mesh for the plane strain model considered

表 1 二參考點之計算結果比較（平面應變模型）

Table 1 Comparison of numerical results at two reference points (plane strain case)

	溫度		Δu_w		σ_{zz}^e	
	時間 (年)	本研究/Selvadurai et al., 1997	時間 (年)	本研究/Selvadurai et al., 1997	時間 (年)	本研究/Selvadurai et al., 1997
參考點 1	70	50.5/50°C	55	2.68/2.5 MPa	55	14.9/15 MPa
	5000	58.6/55°C	100	2.03/2.1 MPa	10000	18.6/19 MPa
	10000	51.9/51°C	10000	0.05/0.05MPa		
參考點 2	70	1.92/2°C	55	1.05/1 MPa	55	9.5/9.8 MPa
	5000	21.5/22°C			10000	12.4/12 MPa

W=500m、高 20 m(圖 2)，預計放置 5880 個廢料罐，單一核廢料罐之初始衰變熱及其衰變函數如式 (2) 所述所述；對於多重障壁系統全域問題之分析而言，其熱源一般係以分佈方式平均施加於處置區內 (Selvadurai et al., 1997)，本研究依此將總衰變熱除以處置區之總體積，即可求得其起始單位體積衰變熱 0.685 W/m^3 。其次，在多重障壁系統之整體模型方面，由於處置母岩係為無限域邊界，其模型尺寸的選取目前並無明確的規範，在此設定為 $8000\text{m} \times 8000\text{m} \times 4000\text{m}$ (圖 5)，依一般文獻之觀察 (Selvadurai et al. (1997)，張瑞宏等人 (2005))，選擇此尺寸可兼顧計算上的經濟性與精確性。此外，在裂縫模擬的部份，為了能夠有效描述裂縫對處置場之影響，在此考慮一垂直裂縫位於處置區中心之上緣處，並設定此裂縫於處置場完成初期時已發生，其寬 \times 厚 \times 高度之尺寸分別為 $l \times w \times d$ ，以下將針對多組不同尺寸的裂縫進行參數分析，觀察其造成之影響。

基於前述之「依序耦合 THM 分析」理論，本節先進行熱傳導分析，計算求得溫度場之後，再於下節建立水力-應力模型，將溫度場視為熱載重，進行承載分析，計算孔隙水壓及有效應力增量場。

在熱傳導分析中，依據我國地理位置，將埋設場址地表面之初始溫度設定為 20°C ，每向地下延伸 100m 溫度昇高 3°C (潘以文等人, 2000)。在邊界條件的部分，設定地表面維持為 20°C ；而側面及底部之五個邊界面上則與熱源相距甚遠，因此可藉由零熱流量條件的指定作為其邊界條件 (圖 5)。由於本研究主要進行多重障壁系統全域之研究，在相關材料參數中，以處置母岩之熱傳性質對於全域溫度上限的影響最為顯著，在此引用台電公司探勘報告中提出之花蓮地區花崗母岩參數 (台電公司, 2010)；而處置區則考慮各組成材料之組合性質 (張瑞宏等人, 2005)；此外，裂縫內部雖可能充塞岩屑、土塊、及其他雜質，但仍以孔隙為主體，其材料性質因此與空氣相當；多重障壁系統各組成材料之熱傳參數性質列於表 2。以下分析中將以未開裂狀態 (原型) 作為參考基準，並在固定的長寬尺寸之下，改變裂縫之高度，在不同的高度下，針對障壁系統所產生之最高溫度及發生之時間進行觀察評估，檢視之準則以不超過「冷處置場標準」之溫度設計基準 100°C 為限。計算中將處置歷時分為三階段，第一階段 (第 0 年至 100 年) 之時間增量設定為 0.4 年、第二階段 (第 100 年至 1000 年) 為 15 年、第三階段 (第 1000 年至 10000 年) 為 300 年，經過確認，此設定已達數值收斂之要求。

首先觀察未開裂狀態下之計算結果，分析參考點位於處置區中心處，圖 6 所示為該點溫度隨時間之變化圖。此結果顯示，若直接採行 (台電公司, 2010) 之規劃概念 ($Q_0=0.685$

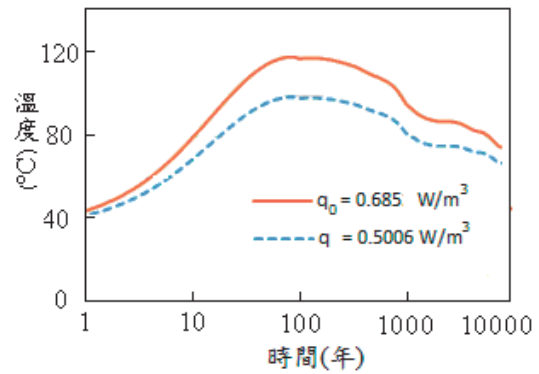


圖 6 處置區中心 (參考點) 溫度歷時變化圖 (原型)

Fig.6 Temperature vs time at the center of the deposition area (uncracked case)

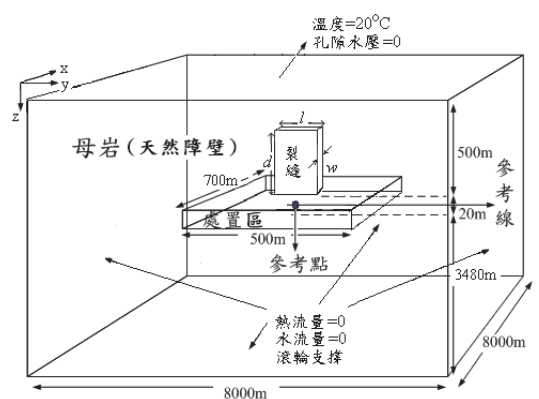


圖 5 多重障壁系統模型與裂縫示意圖

Fig.5 Schematic diagram of the cracked multiple geologic barrier system

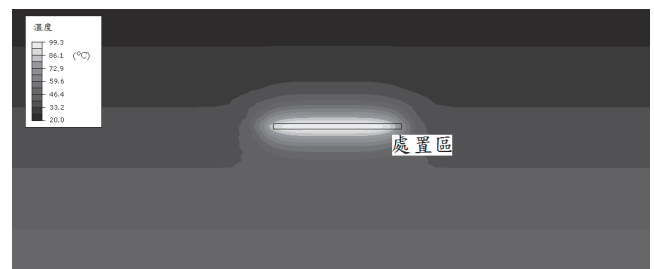


圖 7 透過參考點之 y-z 斷面上的溫度分佈情形 (原型, 85 年)

Fig.7 Temperature distribution on the y-z cross section passing through the reference point (uncracked case, 85th year)

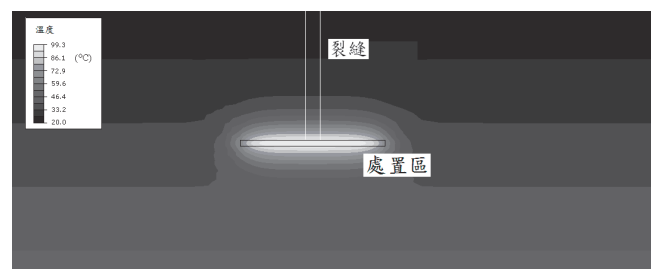


圖 8 透過參考點之 y-z 斷面上的溫度分佈情形 ($l \times w \times d = 50\text{m} \times 40\text{m} \times 500\text{m}$, 85 年)

Fig.8 Temperature distribution on the y-z cross section passing through the reference point (85th year)

表 2 多重障壁系統之熱傳材料性質

Table 2 Thermal properties of the multiple geologic barrier system

	k (W/m.K)	C_p (J/kg.K)	ρ (kg/m ³)
母岩 (天然障壁)	2.34	730	2600
處置區 (近場)	2.5	1600	3275
裂縫	0.025	2000	1.01

W/m^3)，參考點之溫度約在 85 年時達到峰值，且超過 $100^\circ C$ ，未能符合處置場之標準要求；因此在本研究之後續分析中擬減少廢料罐的罐數，建議降為 4300 罐廢料罐，所對應之起始單位體積衰變熱則降為 $0.5006W/m^3$ ，以此所得之最高溫度為 $99.2^\circ C$ ；本研究即在此修正概念下，進行後續之參數分析。圖 7 即為調降熱源後，通過參考點之 $y-z$ 斷面上於 85 年時之等值溫度分佈情形，圖中顯示局部最高溫度發生於參考點之位置上，由此進一步確認，在熱傳導分析中可擷取處置區中心之溫度作為相關設計之研判參考基準。

以下針對裂縫尺寸進行變動，觀察其對熱傳導效應的影響。分析結果顯示，裂縫的存在與尺寸對於處置場的溫度分佈並無顯著之影響；以 $l \times w \times d = 50m \times 40m \times 500m$ 之情況為例，圖 8 所示為此案例在通過參考點之 $y-z$ 斷面上之溫度分佈情形 (85 年)，經與圖 7 之原型結果比較發現，二者之差異並不顯著，其最高溫度值之差異在 1% 以下。

對於處置區近場內部之裂縫而言，由文獻中的研究成果 (Hakami et al., 2000; Stephansson et al., 2004，工業技術研學院 (2011)) 可知，內部裂縫的存在對於近場之熱傳導行為並無顯著的影響；而本研究的觀察結果進一步顯示，位於天然障壁中之裂縫對障壁系統的熱傳導溫度分佈亦無明顯的影響。

六、裂縫影響分析 (孔隙水壓及有效應力)

在孔隙水壓的計算上，首先設定初始飽和度，由於除了近場局部區域在處置前之短暫工程進行期間外，障壁系統在其他時間及區域皆處於完全飽和狀態，因此在分析中設定全域之初始飽和度皆為 100%，此亦符合本研究中長程行為分析之所需；同時，以此完全飽和概念，可進一步將初始孔隙水壓設定為靜水壓力場；在邊界條件的部分，與大氣接觸的地表面，設定其孔隙水壓為 0，而側面及底部之五個邊界面則指定零水流量條件 (圖 5)。其次，在有效應力的計算方面，則依據障壁系統中岩體的自重設定初始應力場；地表面設定為不受外力之自由邊界面，而側面及底部之五個邊界面上則以滾輪支撐束制其垂直方向之位移 (圖 5)。此外，相關材料的參數列於表 3，其中天然障壁採用台電公司探勘之花蓮地區花崗母岩參數 (台電公司，2010)，處置區的部分係考慮各組成材料所得之組合性質 (張瑞宏等人，2005)，裂縫內部則與空氣相當。計算中所使用的時間增量與前節熱傳導分析相同，均符合數值收斂之要求。

分析中同樣以未開裂狀態 (原型) 作為參考基準，在不同的裂縫尺寸下觀察其影響效應。以下各小節將分別針對障壁系統內之孔隙水壓增量及有效應力增量的變化趨勢進行觀察討論。

1. 孔隙水壓增量

首先觀察未開裂狀態下之分析結果，圖 9 所示為通過參考點之 $y-z$ 斷面上，不同時間所對應之等值孔隙水壓增量分佈圖。此結果顯示，在處置場開始運作時 (第 0 年)，障壁系統

於靜水壓力場之作用下，全域之孔隙水壓增量皆為零；隨著處置場溫度的升高，孔隙水壓增量亦快速增加，其中參考點之孔隙水壓增量在第 32 年即達尖峰，此尖峰狀態持續至第 100 年後仍十分明顯，但已略為降低；第 500 年時增量分佈已不明顯，至第 1000 年後再次達到最初之靜水平衡狀態。另一方面，根據達西定律 (式(4))，孔隙水會沿著水壓增量梯度的反向流動，其流量則與梯度變化值成正比，由圖 9 所示結果可知，在此未開裂的情況下，孔隙水會由處置區中心以類似輻射方式向外流動，在處置場開始運作後之 100 年期間內為孔隙水流最顯著之時期，其後水流逐漸減緩，直至第 1000 年後達靜水平衡時即停止流動。由文獻中的研究成果 (Borgesson et al., 1999) 可知，處置區近場 (廢料包件除外) 之孔隙水在 5 至 30 年內即會因為地下水入侵而達到飽和，再加上熱載重的影響，孔隙水壓於此期間隨即快速上升，此現象與圖 9 所顯示之結果相符。

其次觀察裂縫高度尺寸對孔隙水壓增量的影響，表 4 所列為不同尺寸下，發生於參考點處之最大孔隙水壓增量及其發生時間。結果顯示，原型 (案例(1)) 具有之最大孔隙水壓增量 ($5.18MPa$) 發生於第 32 年。在裂縫尺寸效應方面，對固定厚度及寬度 ($l \times w = 50m \times 40m$) 裂縫而言，當其深度 d 增加時 (案例 (2) 至 (6))，其最大孔隙水壓增量隨之下降；當裂縫達地表面時 ($d = 500m$ 、案例(6))，其最大孔隙水壓增量降至

表 3 多重障壁系統之材料性質材料性質 (Taiwan Power Company, 2010; Industrial Technology Research Institute, 2011)

Table 3 Mechanical and Hydraulic properties of the multiple geologic barrier system

	天然障壁	處置區	裂縫
E (GPa)	35.6	20	0.2
ν	0.14	0.3	0
C (MPa)	34.9	—	—
ϕ	57°	—	—
B (GPa)	50	50	0.04
μ	0.0004	0.001	0.005
k_w (m/s)	4.1×10^{-12}	2×10^{-11}	3×10^{-8}
α ($1/^\circ C$)	5×10^{-6}	8.6×10^{-6}	0.0013

表 4 參考點處之最大孔隙水壓增量、發生時間、及孔隙水流量

Table 4 Hydraulic results at the center of the deposition area

案例	$l \times w \times d$ (m)	Max Δu_w (MPa)	發生時間 (年)
(1)	$0 \times 0 \times 0$ (原型)	5.18	32
(2)	$50 \times 40 \times 125$	4.27	46.4
(3)	$50 \times 40 \times 250$	3.24	51.6
(4)	$50 \times 40 \times 375$	2.72	54.8
(5)	$50 \times 40 \times 475$	2.33	49.2
(6)	$50 \times 40 \times 500$	1.25	21.2
(7)	$25 \times 40 \times 500$	1.40	24.1
(8)	$100 \times 40 \times 500$	1.05	17.4
(9)	$50 \times 30 \times 500$	1.37	22.5
(10)	$50 \times 50 \times 500$	1.17	19.7

1.25MPa, 發生時間提前至第 21.2 年, 顯示此高度之裂縫會造成顯著的排水效應, 致使孔隙水壓增量在處置初期即快速下降。進一步觀察寬度 l 之效應, 對延伸至地表之固定厚度

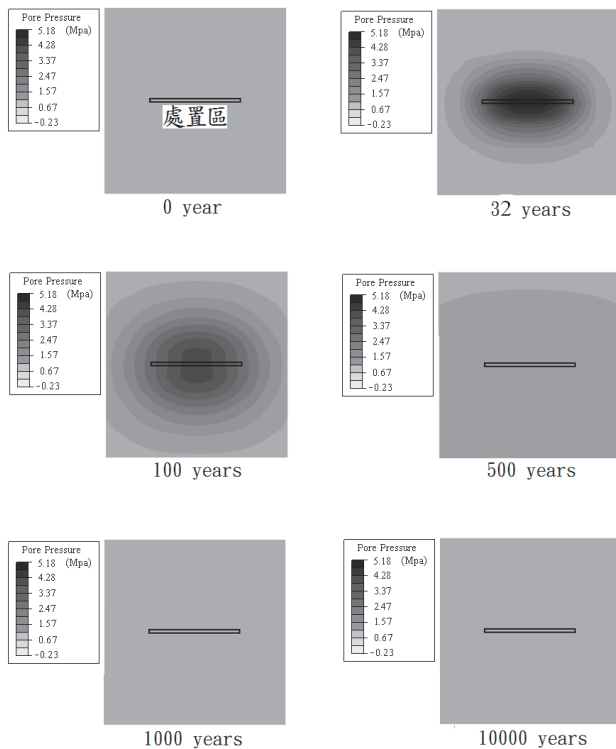


圖 9 不同時間下之等值孔隙水壓增量分佈圖 (原型)

Fig.9 Pore pressure distribution at different time (uncracked case)

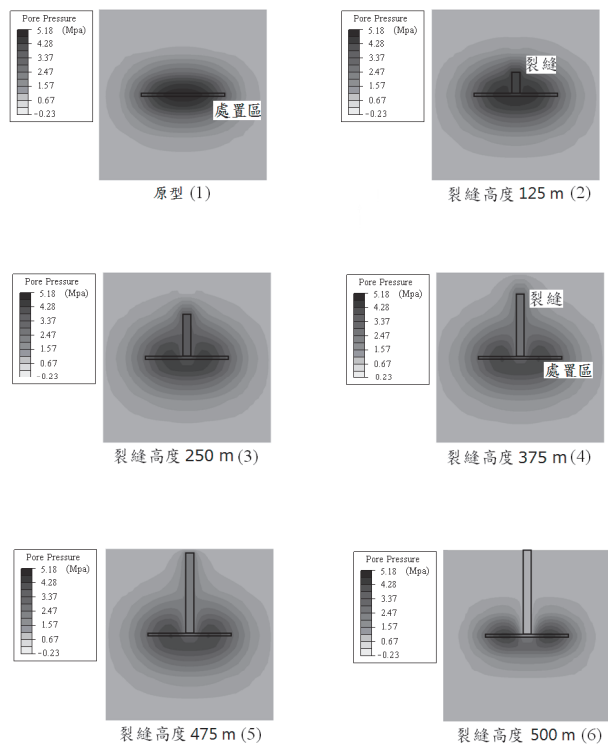


圖 10 各案例發生最大孔隙水壓增量時之等值分佈圖

Fig.10 Pore pressure distribution at the time with maximum $\Delta\sigma_w$

($w=40m$) 裂縫而言, 當 l 由 25m 增加至 100m 時 (案例 (6) 至 (8)), 其最大孔隙水壓增量隨著寬度的增加而略為下降 (由 1.40MPa 降至 1.05MPa), 發生時間提前至第 17.4 年。另一方面, 比較不同裂縫厚度 ($w=30m, 40m, 50m$, 案例 (6),(9),(10)) 之計算結果, 顯示最大孔隙壓力增量隨寬度增加而略為下降 (由 1.37MPa 降至 1.17MPa), 發生時間則略提前第 19.7 年。

圖 10 所示為各案例發生最大孔隙水壓增量時之等值分佈圖, 藉由觀察圖中之水壓增量梯度並考慮式 (4), 可進一步推估局部位置之孔隙水流的變化情形。結果顯示, 隨著裂縫高度 d 的增加, 沿裂縫邊緣流出的孔隙水量也會明顯加大, 當裂縫延伸至地表 ($d=500m$ 、案例 (6)) 時, 參考點之流量亦大幅升高。由此趨勢可知, 延伸至地表裂縫的存在會引發大量的孔隙水流, 主要沿著其與處置區上方之交界區域、及裂縫邊緣向地表流出, 且總流出量隨著裂縫表面積的增加而提高。整體而言, 此類型裂縫會引發高孔隙水流, 導致處置場中放射性核素隨之遷移帶入地表生物圈, 影響人類生活環境。

2. 有效應力增量

以下針對衰變熱引發之有效應力增量進行分析, 其中正值代表壓應力、負值代表張應力。首先觀察最大主有效應力增量 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 隨時間之變化情況, 圖 11 所示為各裂縫高度下 (案例 (1)-(6)) 在參考點處 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 之分析結果。此結果顯示, 案例 (1)(未開裂狀態) 在處置場開始運作後, $\Delta\sigma_{\max}^e$ 由零開始逐漸增加, 第 160 年達尖峰值 10.35MPa, 隨後逐漸下降, 至第 10000 年時降為 3.65MPa。另一方面, 當存在裂縫時 (案例 (2)-(6)), $\Delta\sigma_{\max}^e$ 則明顯提高, 其提高趨勢隨裂縫高度的增加而更形顯著; 當裂縫延伸至地表時 (案例(6)), $\Delta\sigma_{\max}^e$ 於第 80 年達尖峰值 16.10MPa, 隨後漸趨下降, 至第 10000 年達 4.32MPa, 仍高於原型之應力值。對於具有尖端之裂縫而言, 在尖端鄰近區域的應力集中現象會隨著裂縫長度的增加而更加顯著 (Broek, 1986); 本研究所考慮之裂縫雖不具尖端, 但比較上述各案例之結果, 可觀察到相同的趨勢, 亦即, 裂縫的存在及延伸會造成有效應力的增加; 此外, 計算結果顯示, 尖峰應力發生的時間也會相應提前。

其次觀察裂縫尺寸對 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 的影響, 表 5 所列為不同裂縫高度下, 障壁系統內最大之 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 。結果顯示, 與存在裂縫之案例相較, 原型 (案例(1)) 之最大 $\Delta\sigma_{\max}^e$ (10.35MPa) 相形較

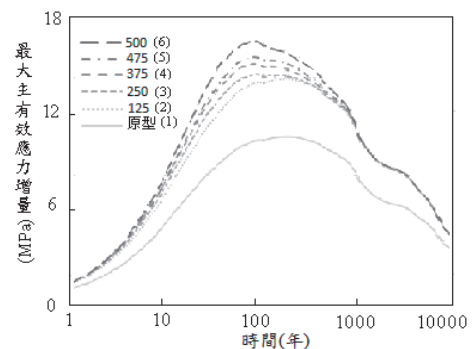


圖 11 處置區中心 (參考點) 最大主有效應力增量 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 之歷時變化圖

Fig.11 $\Delta\sigma_{\max}^e$ vs time at the center of the deposition area

低。當裂縫未達地表時 (d 由 125m 增至 475m、案例 (2)-(5))，其最大 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 由 13.91MPa 漸增至 15.19MPa；但當裂縫延伸至地表時 ($d=500$ m、案例 (6))，其最大 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 則升高為 16.10MPa，顯現較大的增量。在裂縫尺寸效應方面，對延伸至地表 ($d=500$ m) 之固定厚度 ($w=40$ m) 裂縫而言，當其寬度 l 由 25m 增加至 100m 時 (案例 (6),(7),(8))，其最大 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 隨著寬度的增加而提高 (由 14.20MPa 升至 19.10MPa)，約達原型值之 2 倍。另外，比較不同裂縫厚度 ($w=30$ m, 40m, 50m，案例 (6),(9),(10)) 之計算結果，顯示最大 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 隨厚度的增加而略為將低 (由 16.30MPa 降至 15.90MPa)。

在表 5 中亦同時列出障壁系統內其他各有效應力增量分量之最大值，包括沿裂縫厚度方向 ($\Delta\sigma_{xx}^e$)、沿裂縫寬度方向 ($\Delta\sigma_{yy}^e$)、及垂直有效應力 ($\Delta\sigma_{zz}^e$) 等之增量值。首先觀察原型之結果，比較各分量之計算值，顯示 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 與 $\Delta\sigma_{xx}^e$ 相同，由此可知最大主有效應力發生於水平面之 x -方向。在裂縫尺寸效應方面，對固定厚度與寬度之裂縫而言，當其高度 d 增加時 (案例 (2) 至 (6))， $\Delta\sigma_{\max}^e$ 之方向皆維持不變，均發生於水平面之 x -方向。

為觀察裂縫所造成之應力集中現象，圖 12 所示為 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 沿參考線之變化圖，其中參考線係通過處置區中心並沿 y -方向之直線 (圖 5)。結果顯示，與存在裂縫之案例相較，原型 (案例 (1)) 之有效應力增量於裂縫下方 ($y < l/2$) 之分佈型態相形較為平緩。另外，由於參考點係位於處置區中心，並未與裂縫直接相連，因此在各不同高度之案例中 (案例 (1)-(6))， $\Delta\sigma_{\max}^e$ 之尖峰值皆發生於參考點處，而非裂縫寬向邊界處的下方。同時，在相同的寬度與厚度情況下，對延伸至地表 ($d=500$ m) 之裂縫而言 (案例(6))，其所造成之應力集中現象亦最為顯著；然而，隨著距離的加大，裂縫高度的影響也相應下降，在遠離參考點進入母岩區之後 ($y > 250$ m)，案例 (2)-(6) 之 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 值即無明顯差異。

表 5 不同裂縫尺寸效應之增量分量之最大值

Table 5 Results of the effective stress increments under different cracked cases

案例	$l \times w \times d$ (m)	$\Delta\sigma_{\max}^e$ (MPa)	$\Delta\sigma_{xx}^e$ (MPa)	$\Delta\sigma_{yy}^e$ (MPa)	$\Delta\sigma_{zz}^e$ (MPa)
(1)	0×0×0 (原型)	10.35	10.35	9.21	3.58
(2)	50×40×125	13.91	13.91	11.59	2.02
(3)	50×40×250	14.19	14.19	12.06	1.96
(4)	50×40×375	14.78	14.78	12.54	2.05
(5)	50×40×475	15.19	15.19	12.87	2.06
(6)	50×40×500	16.10	16.10	13.90	2.11
(7)	25×40×500	14.20	14.20	13.70	2.81
(8)	100×40×500	19.10	19.10	13.98	2.05
(9)	50×30×500	16.30	16.30	13.30	2.21
(10)	50×50×500	15.90	15.90	14.60	1.25

表 6 兩組裂縫模型之計算結果比較 (案例 (6))

Table 6 Comparison of numerical results from two crack models (case(6))

	Max ϕ (°C)	Max Δu_w (MPa)	Max $\Delta\sigma_{\max}^e$ (MPa)
彈性材料模型	99.2	1.25	16.10
空槽模型	98.8	1.21	16.30

圖 13 所示為各案例發生最大 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 時之等值分佈圖，由圖中可看出，在障壁系統中 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 最大值皆發生於鄰近處置區與裂縫下緣之交界區域。同時比較表 5 所列示之結果可知， $\Delta\sigma_{\max}^e$ 之最大值隨著裂縫高度的增加而提高，尤其對延伸至地表之裂縫 (案例 (6)) 而言，其增加趨勢更為顯著；此外，鄰近處置區之應力變化梯度亦隨著裂縫高度的增加而明顯提高，形成更為顯著的應力集中現象，繼而加大處置區周圍岩體的變形與位移，將可能造成處置區附近之地盤擾動、隧道頂部岩塊掉落、廢料罐承受超額高應力作用等更大之災損效應。

上述分析係為將裂縫視為一低勁度之彈性材料 (表 3) 所得之結果。在此再次考慮案例 (6)，惟將有限元素網格中之裂

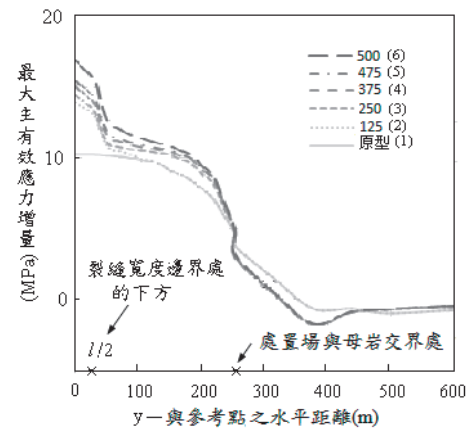


圖 12 參考線上， $\Delta\sigma_{\max}^e$ 沿 y -方向之變化圖

Fig.12 $\Delta\sigma_{\max}^e$ distribution along the reference line

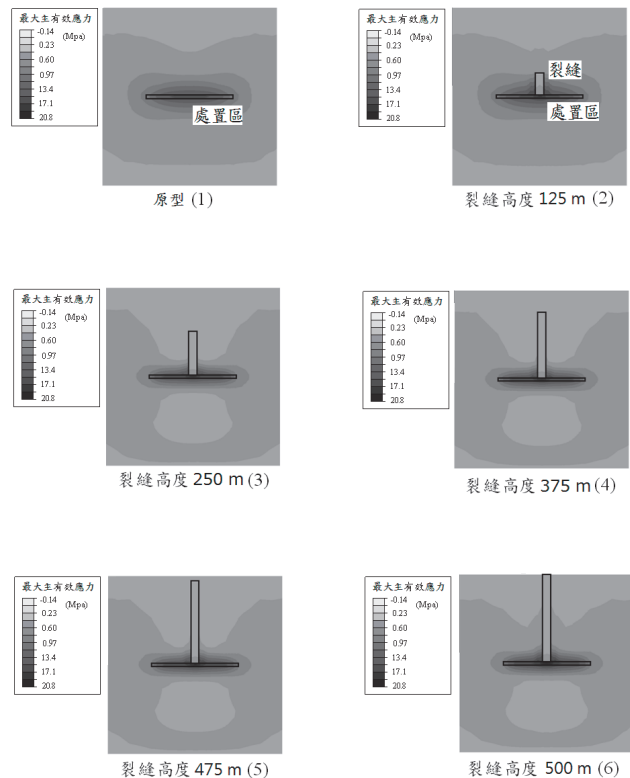


圖 13 各案例發生最大 $\Delta\sigma_{\max}^e$ 時之等值分佈圖

Fig.13 Maximum principal effective stress distribution at the time with maximum $\Delta\sigma_{\max}^e$

縫部分移除,即裂縫視為空槽模型,其邊界則設定為不受外力之自由面,以此方式重新進行計算。表6中分別列示兩組模型之計算結果,其中包括障壁系統內溫度、孔隙水壓增量 Δu_w 、及 $\Delta \sigma_{\max}^e$ 之最大值;經由比較顯示,二組計算之結果極為相近,差異皆在3.5%以下,本研究採用彈性材料裂縫模型之適用性在此得到驗證。

七、結 論

本研究依據我國深層地質處置的初步設計概念,考慮用過核燃料處置場之多重障壁系統,針對衰變熱及裂縫所引發之THM耦合效應進行暫態分析,預估此隨著時間變化之耦合行為,觀察其對障壁系統中溫度、孔隙水壓增量、孔隙水流、及有效應力增量的影響,就其可能之災損影響效應進行評估。為了有效描述裂縫造成之災損影響,在分析中考慮位於處置區中心上緣處之垂直裂縫,並設定此裂縫於處置場完成初期時即已發生。

由分析結果可知,在溫度方面,若直接採用我國現有之初步規劃概念,處置區之最高溫度將超過100°C,本研究因此建議適度調降儲存之廢料罐總數,以符合「冷處置場標準」之設計要求。其次,在孔隙水部分,計算結果顯示,當裂縫延伸至地表時會引發大量的孔隙水流,主要沿著裂縫及其與處置區交界的邊緣向地表流出,且總流出量隨裂縫表面積的增加而提高,因而可能導致處置區中放射性核素隨之遷移,即可能帶入地表生物圈。此外,應力分析的結果顯示,裂縫的存在不但會造成有效應力增量的大幅提高,受力開始的時間也會提前,尤其對延伸至地表之裂縫而言,在處置區之鄰近地帶將會形成更為顯著的應力集中現象,影響效應更為顯著。

參考文獻

- [1] 核能研究所 (2002),「我國用過核燃料深層地質處置概念討論會」,行政院原子能委員會核能研究所。(Institute of Nuclear Energy Research. (2002). "Workshop for Concept of Final Disposal of Spent Nuclear Fuel." Atomic Energy Council, Executive Yuan. (in Chinese))
- [2] Cameron, D.J. (1982). "Fuel isolation research for the Canadian nuclear fuel waste management program." Atomic energy of Canada limited report AECL.
- [3] KBS (1983). "Final Storage of Spent Nuclear Fuel – KBS-3, Vol.I: GENERAL; Vol.II: GEOLOGY; Vol.III: BARRIERS; Vol.IV: Safety." Swedish Nuclear Fuel Supply Co/Division KBS, Stockholm, Sweden.
- [4] SKB (1991). "Final Disposal of Spent Nuclear Fuel." SKB Technical Report 92-20, Sweden.
- [5] KBS (1999). "Deep Repository for Spent Nuclear Fuel, SR 97: Post-Closure Safety." Swedish Nuclear Fuel Supply Co/Division KBS, Stockholm, Sweden.
- [6] JNC (2000). "H12-Project to Establish the Scientific and Technical Basis for HLW Disposal in Japan." Japan Nuclear Cycle Development Institute.
- [7] Loken, M.C., Callahan, G.D., Svalstad, D.K., and Wagner, R.A. (1984). "Thermomechanical Analyses of Conceptual Repository Designs for the Paradox and Permian Basins." RE/SPEC Inc., Battelle Memorial Institute, Columbus, OH, USA.
- [8] Wurm, K.J., Bloom, S.G., and Atterbury, W.G. (1985). "A Finite-Line Heat Transfer Code for Geologic Repositories for Nuclear Waste." E517-02000, Battelle Memorial Institute, OH, USA.
- [9] Borgesson, L., and Hernelind, J. (1999). "Coupled thermo-hydro-mechanical calculations of the water saturation phase of a KBS-d deposition hole." Clay Technology AB, Lund, SKB, TR-99-41, Sweden.
- [10] Hakami, E., and Olofsson, S. (2000). "Thermo-mechanical effects from a KBS-3 type repository performance of pillars between repository tunnels." SKB Technical Report 00-05, Itasca geomekanik AB.
- [11] Stephansson, O., Hudson, J.A., and Jing, L. (2004). *Coupled thermo-hydro-mechanical processes in geo-systems: fundamentals, modelling, experiments, and applications*, Elsevier, Amsterdam.
- [12] Rutqvist, J., and Tsang, C.F. (2004). "A fully coupled three-dimensional thm analysis of the febex in situ test with the rocma code: prediction of thm behavior in a bentonite barrier." *Elsevier Geo-Engineering Book Series*, 143-148.
- [13] Lee, G.S., and Lee, C.I. (2004). "Thermo-hydrological analysis to predict the temperature distribution around a cold storage cavern." *Elsevier Geo-Engineering Book Series*, 779-784.
- [14] Borgesson, L., Falth, B., and Hernelind, J. (2006). "Water saturation phase of the buffer and backfill in the KBS-3V concept." SKB Technical Report TR-06-14.
- [15] Cleall, P.J., Melhuish, T.A., and Thomas, H.R. (2006). "Modelling the three-dimensional behaviour of a prototype nuclear waste repository." *Engineering Geology*, 85, 212-220.
- [16] Selvadurai, A.P.S., and Nguyen, T.S. (1997). "Scoping analyses of the coupled thermal-hydrological-mechanical behavior of the rock mass around a nuclear fuel waste repository." *Engineering Geology*, 47, 379-400.
- [17] Tiren, S.A., Askling, P., and Wanstedt, S. (1999). "Geologic site characterization for deep nuclear waste disposal in fractured rock based on 3D data visualization." *Engineering Geology*, 52, 319-346.
- [18] Hokmark, H., and Claesson, J. (2005). "Use of an analytical solution for calculating temperatures in repository host rock." *Engineering Geology*, 81, 353-364.
- [19] 台電公司 (2010),「用過核子燃料最終處置計畫潛在處置母岩特性調查與評估階段—99 年度計畫」。(Taiwan Power Company. (2010). "Investigation and Assessment for the Properties of Mass Rock at Potential Site for Final Disposal of Spent Nuclear Fuel." (in Chinese))
- [20] 蔡世欽 (2001),「深層地質處置概念熱效應與處置坑道配置之分析」,我國用過核燃料長程處置潛在母岩特性調查於評估階段發展初步功能/安全評估模式(第一年計

- 畫)。(Tsai, S.C. (2001). "Analysis for thermal effect and tunnel disposition for the concept of final disposal of spent nuclear fuel." Investigation and Assessment for the Properties of Mass Rock at Potential Site for Final Disposal of Spent Nuclear Fuel – first year project. (in Chinese)).
- [21] 潘以文等 (2000), 「極深覆岩隧道周圍岩盤之溫度與熱應力場」, 2000 岩盤工程研討會, 233-242。(Pan, Y.W, et al. (2000). "Temperature and thermal strain field for mass rock around deeply-burden tunnel." *Proceeding of Conference for Rock Engineering* 2000, 233-242. (in Chinese)).
- [22] 張瑞宏, 黃偉慶, 陳朝旭, 謝馨輝, 吳育弘 (2005), 「我國用過核燃料深層地下處置之熱傳導分析」, 中國土木水利工程學刊, 17, 153-163。(Chang, J.H, et al. (2005). "Thermal transfer analysis for final disposal of spent nuclear fuel in Taiwan." *Journal of Chinese Civil and Hydraulic Engineering*, 153-163. (in Chinese)).
- [23] 工業技術研學院 (2011), 「台灣高放射性廢棄物深地層處置之地質調查技術發展現況」。(Industrial Technology Research Institute. (2011). State of the art of investigation technology for geologic properties for Final Disposal of Spent Nuclear Fuel in Taiwan. (in Chinese)).
- [24] Broek, D. (1986). *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, 4th edn, Martinus Nijhoff Publishers, USA.

2013 年 07 月 05 日 收稿

2013 年 08 月 15 日 修正

2013 年 12 月 24 日 接受

(本文開放討論至 2014 年 9 月 30 日)